

# CMMoST 2019

5th INTERNATIONAL CONFERENCE ON

## Mechanical Models in Structural Engineering

Alicante, SPAIN

23 - 25 October 2019

Escuela Politécnica Superior

Universidad de Alicante

*Full Papers*



Universitat d'Alacant  
Universidad de Alicante



UNIVERSIDAD  
DE GRANADA

# CMMoST 2019

5th INTERNATIONAL CONFERENCE ON  
**Mechanical Models in  
Structural Engineering**

Polytechnic School of Alicante

23<sup>rd</sup> – 25<sup>th</sup> October 2019



Universitat d'Alacant  
Universidad de Alicante



UNIVERSIDAD DE SEVILLA

## COMITÉ DE EDICIÓN

Salvador Ivorra Chorro

Victor Compán Cardiel

Andrés Sáez Pérez

Enrique Hernández Montes

Luisa M<sup>a</sup> Gil Martín

Margarita Cámara Pérez

## COORDINADORES

Francisco Javier Baeza de los Santos

M. A. Yordhana Gómez Sánchez

Edita: Editorial Club Universitario  
C/ Decano, n.º 4 – 03690 San Vicente (Alicante)  
www.ecu.fm  
original@ecu.fm

ISBN: 978–84–17924–58–4  
ISBN papel: 978–84–17924–22–5

Printed in Spain

Organizan:



*ugr*



UNIVERSIDAD DE SEVILLA

Patrocinan:



**PAVASAL**

## CONTENTS

---

### KEYNOTE LECTURES

---

FROM REAL-TIME SIMULATION TO STRUCTURAL DYNAMICS HYBRID TWIN. <i>Francisco Chinesta</i>	17
LOS EDIFICIOS EN ALTURA DE LA CIUDAD DE BENIDORM. <i>Florentino Regalado Tesoro</i>	17
DISEÑO PARAMÉTRICO. SU APLICACIÓN AL PROYECTO DE PUENTES. <i>José Romo Martín</i>	17

---

### EXTENDED ABSTRACTS

---

A METHODOLOGY TO DESIGN INERTIAL MASS CONTROLLERS FOR HUMAN-INDUCED VIBRATIONS. <i>I.M. Díaz, X. Wang, E. Pereira, J. García Palacios, J.M. Soria, C. Martín de la Concha Renedo y J.F. Jiménez-Alonso</i>	21
A STATISTICAL-BASED PROCEDURE FOR GENERATING EQUIVALENT VERTICAL GROUND REACTION FORCE-TIME HISTORIES. <i>J.M. García-Terán, Á. Magdaleno, J. Fernández y A. Lorenzana</i>	37
A TOPOLOGICAL ENTROPY-BASED APPROACH FOR DAMAGE DETECTION OF CIVIL ENGINEERING STRUCTURES. <i>J.F. Jiménez-Alonso, J. López-Martínez, J.L. Blanco-Claraco, R. González-Díaz y A. Sáez</i>	55
ALTERNATIVE SOLUTIONS FOR THE ENHANCEMENT OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE COLUMNS IN FIRE USING HIGH PERFORMANCE MATERIALS – A NUMERICAL STUDY. <i>A. Espinós, A. Lapuebla-Ferri, M.L. Romero, C. Ibáñez y V. Albero</i>	63
ANÁLISIS PARAMÉTRICO MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS DE LOSAS DE HORMIGÓN ARMADO REFORZADAS FRENTE A PUNZONAMIENTO. <i>M. Navarro, S. Ivorra y F.B. Varona</i>	83
APLICACIÓN DE OPTIMIZACIÓN KRIGING PARA LA BÚSQUDA DE ESTRUCTURAS ÓPTIMAS ROBUSTAS. <i>V. Yepes, V. Penadés-Plà y T. García-Segura</i>	101
APPLICATION OF THE COMPRESSION CHORD CAPACITY MODEL TO PREDICT THE FATIGUE SHEAR STRENGTH OF REINFORCED CONCRETE MEMBERS WITHOUT STIRRUPS. <i>A. Cladera Bohigas, C. Ribas González, E. Oller Ibars y A. Marí Bernat</i>	115
ASSESSMENT OF MECHANICAL PROPERTIES OF CONCRETE USING ELECTRIC ARC FURNACE DUST AS AN ADMIXTURE. <i>M.D. Rubio Cintas, M.E. Parrón Rubio, F. Pérez García, M.A. Fernández Ruiz y M. Oliveira</i>	123
CARACTERIZACIÓN DEL MOVIMIENTO DE UN DESLIZADOR ANTE TENSIONES NORMALES VARIABLES Y FRICCIÓN RATE AND STATE REGULARIZADA. <i>J.C. Mosquera, B. González Rodrigo, D. Santillán y L. Cueto-Felgueroso</i>	133
CHANGES IN STRENGTH AND DEFORMABILITY OF POROUS BUILDING STONES AFTER WATER SATURATION. <i>Á. Rabat, R. Tomás y M. Cano</i>	147
CHARACTERIZATION OF WELDED STEEL JOINTS USING MODAL SHAPES. <i>E. Bayo, J. Gracia y J. Jönsson</i>	157

---

COMPARATIVA NUMÉRICO EXPERIMENTAL DE ELEMENTOS DE MAMPOSTERÍA A COMPRESIÓN DIAGONAL. <i>D. Bru, B. Torres, F.B. Varona, R. Reynau y S. Ivorra</i>	171
CONDUCTIVE CONCRETE, NANOADDITIONS AND FUNCTIONAL APPLICATIONS. <i>B. del Moral, O. Galao, F.J. Baeza, E. Zornoza y P. Garcés</i>	181
CONSTRUIR Y ROMPER ESTRUCTURAS UN CURSO PRÁCTICO DE INTRODUCCIÓN A LAS ESTRUCTURAS. <i>J. Antuña, M. Vázquez, V. Pascua y C. Olmedo</i>	191
CORRODED B-REGIONS RESIDUAL FLEXURE CAPACITY ASSESSMENT IN REINFORCED CONCRETE BEAMS. <i>J.F. Carbonell-Márquez, L.M. Gil-Martín y E. Hernández-Montes</i>	203
DISEÑO DE EXPERIMENTOS FACTORIAL COMPLETO APLICADO AL PROYECTO DE MUROS DE CONTENCIÓN. <i>D. Martínez-Muñoz, V. Yepes y J.V. Martí</i>	221
DYNAMIC MODEL UPDATING INCLUDING PEDESTRIAN LOADING APPLIED TO AN ARCHED TIMBER FOOTBRIDGE. <i>Á. Magdaleno, J.M. García-Terán, I.M. Díaz y A. Lorenzana</i>	235
DYNAPP: A MOBILE APPLICATION FOR VIBRATION SERVICEABILITY ASSESSMENT <i>J. García Palacios, I. Lacort, J.M. Soria, I.M. Díaz y C. Martín de la Concha Renedo</i>	247
EFFECT OF THE BOND-SLIP LAW ON THE BOND RESPONSE OF NSM FRP REINFORCED CONCRETE ELEMENTS. <i>J. Gómez, L. Torres y C. Barris</i>	257
EFFECTS OF TENSILE STRESSES ON PUNCHING SHEAR STRENGTH OF RC SLABS. <i>P.G. Fernández, A. Mari, E. Oller y M. Domingo Tarancón</i>	275
E-STUB STIFFNESS EVALUATION BY METAMODELS. <i>M. López, A. Loureiro, R. Gutiérrez y J.M. Reinosa</i>	291
ESTUDIO DE LOS DESPLAZAMIENTOS NECESARIOS PARA EL COLAPSO DE ARCOS DE FÁBRICA EN LA EDUCACIÓN. <i>J. Antuña, J.I. Hernado, F. Magdalena, A. Aznar, V. Pascual y A. Blasco</i>	297
EVALUACIÓN DEL DAÑO POR EXPLOSIONES EN PATRIMONIO HISTÓRICO. <i>S. Ivorra, R. Reynau, D. Bru y F.B. Varona</i>	307
EVALUACIÓN EXPERIMENTAL MEDIANTE ANÁLISIS DIGITAL DE IMÁGENES DEL COMPORTAMIENTO DE MUROS DE MAMPOSTERÍA FRENTE A CARGAS CÍCLICAS EN SU PLANO. <i>B. Torres, D. Bru, F.B. Varona, F.J. Baeza y S. Ivorra</i>	319
EVALUATION OF X42 STEEL PIPELINES BASED ON DEFORMATION MONITORING USING RESISTIVE STRAIN GAUGES. <i>H.F. Rojas-Suárez y Á.E. Rodríguez-Suesca</i>	331
EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION ON TRM REINFORCED MASONRY VAULTS SUBJECTED TO MONOTONICAL VERTICAL SETTLEMENTS. <i>E. Bertolesi, M. Buitrago, B. Torres, P.A. Calderón, J.M. Adam y J.J. Moragues</i>	341
EXPERIMENTAL EVALUATION OF 3D STEEL JOINT WITH LOADING IN BOTH AXIS. <i>A. Loureiro, M. López, J.M. Reinosa y R. Gutiérrez</i>	351

EXPERIMENTAL EVALUATION OF HAUNCHED JOINTS. <i>A. Loureiro, M. López, R. Gutiérrez y J.M. Reinos</i>	359
EXPERIMENTAL NUMERICAL CORRELATION OF A PADEL RACKET SUBJECT TO IMPACT <i>A.A. Molí Díaz, C. López Taboada, G. Castillo López y F. García Sánchez</i>	371
FORM FINDING OF TENSEGRITY STRUCTURES BASED ON FAMILIES: THE OCTAHEDRON FAMILY. <i>M.A. Fernández Ruiz, L.M. Gil-Martín, J.F. Carbonell-Márquez y E. Hernández-Montes</i>	389
HEALTH MONITORING THROUGH A TUNED FE MODEL OF A MEDIEVAL TOWER PLACED IN A LANDSLIDE AREA. <i>M. Diaferio, D. Foti, N.I. Giannoccaro y S. Ivorra</i>	399
HIGH PERFORMANCE CONCRETE REINFORCED WITH CARBON FIBERS FOR MULTIFUNCTIONAL APPLICATIONS. <i>O. Galao, M.G. Alberti, F. Baeza, B. del Moral, F.J. Baeza, J. Gálvez y P. Garcés</i>	415
IN THE SEARCH OF MODAL PARAMETERS CONFIGURATION OF PASSIVE AND ACTIVE ISOLATION SYSTEMS, APPLIED TO MOMENT FRAMES. <i>C.A. Barrera Vargas, J.M. Soria, I.M. Díaz y J.H. García-Palacios</i>	429
INFLUENCE OF INFILL MASONRY WALLS IN RC BUILDING STRUCTURES UNDER CORNER-COLUMN FAILURE SCENARIOS. <i>M. Buitrago, E. Bertolesi, P.A. Calderón, J.J. Moragues y J.M. Adam</i>	441
LABORATORY DYNAMIC STRUCTURAL TESTING. METHODS AND APPLICATIONS. <i>J. Ramírez Senent, J.H. García Palacios, I.M. Díaz y J.M. Goicolea</i>	451
MECHANICAL AND DYNAMIC PROPERTIES OF TRM WITH DIFFERENT FIBERS <i>D. Bru, B. Torres, F.J. Baeza y S. Ivorra</i>	469
METODOLOGÍA PARA VALORAR LA SOSTENIBILIDAD CON BAJA INFLUENCIA DE LOS DECISORES. <i>V. Penadés-Plà, V. Yepes y T. García-Segura</i>	481
MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO SÍSMICO DE UN ACUEDUCTO DE MAMPOSTERÍA. <i>S. Ivorra, Y. Spariani, B. Torres y D. Bru</i>	495
MODELLING OF HIGHLY-DAMPED COMPOSITE FLOOR BEAMS WITH CONSTRAINED ELASTOMER LAYERS. <i>C. Martín de la Concha Renedo, I. Díaz Muñoz, J.H. García Palacios y S. Zivanovic</i>	507
MODELOS MULTI-VARIABLE NO-LINEALES PARA PREDECIR LA ADHERENCIA ACERO-HORMIGÓN A ALTA TEMPERATURA. <i>F.B. Varona-Moya, F.J. Baeza, D. Bru y S. Ivorra</i>	521
MODELOS NUMÉRICOS PARA PREDECIR LA ADHERENCIA RESIDUAL ENTRE ACERO Y HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS A ALTA TEMPERATURA. <i>F.B. Varona-Moya, Y. Villacampa, F.J. Navarro-González, D. Bru y F.J. Baeza</i>	539
MOTION-BASED DESIGN OF VISCOUS DAMPERS FOR CABLE-STAYED BRIDGES UNDER UNCERTAINTY CONDITIONS. <i>J. Naranjo-Pérez, J.F. Jiménez-Alonso, I.M. Díaz y A. Sáez</i>	553
NUMERICAL AND EXPERIMENTAL LATERAL VIBRATION ASSESSMENT OF AN IN-SERVICE FOOTBRIDGE.	567

<i>R. García Cuevas, J.F. Jiménez-Alonso, C. Martín de la Concha Renedo, F. Martínez y I.M Díaz</i>	
NUMERICAL MODEL OF VEGETAL FABRIC REINFORCED CEMENTITIOUS MATRIX COMPOSITES (FRCM) SUBJECTED TO TENSILE LOADS. <i>L. Mercedes, E. Bernat y L. Gil</i>	583
NUMERICAL MODELS FOR MAMMOPLASTY SIMULATIONS. <i>A. Lapuebla-Ferri, A. Pérez del Palomar, J. Cegoñino- y A.J. Jiménez-Mocholí</i>	597
ON THE VULNERABILITY OF AN IRREGULAR REINFORCED CONCRETE BELL TOWER. <i>M. Diaferio, D. Foti, N.I. Giannoccaro, S. Ivorra, G. Notarangelo y M. Vitti</i>	611
OPTIMIZACIÓN DE MUROS DE HORMIGÓN MEDIANTE LA METODOLOGÍA DE LA SUPERFICIE DE RESPUESTA. <i>V. Yepes, D. Martínez-Muñoz y J.V. Martí</i>	623
PIEZOELECTRIC LEAD-FREE NANOCOMPOSITES FOR SENSING APPLICATIONS: THE ROLE OF CNT REINFORCED MATRICES. <i>F. Buroni, J.A. Krishnaswamy, L. Rodríguez-Tembleque, E. García-Macías, F. García-Sanchez, R. Melnik y A. Sáez</i>	637
STRONG EQUILIBRIUM IN FEA - AN ALTERNATIVE PARADIGM? <i>E. Maunder y A. Ramsay</i>	651
STUDY OF ACTIVE VIBRATION ISOLATION SYSTEMS CONSIDERING ISOLATOR-STRUCTURE INTERACTION <i>J. Pérez Aracil, E. Pereira González, I. Muñoz Díaz y P. Reynolds</i>	665
THERMAL AND STRUCTURAL OPTIMIZATION OF LIGHTWEIGHT CONCRETE MIXTURES TO MANUFACTURE COMPOSITE SLABS. <i>F.P. Álvarez Rabanal, J.J. del Coz Díaz, M. Alonso Martínez y J.E. Martínez-Martínez</i>	675
THROUGH-BOLTING EFFECT ON STIFFENED ANGLE JOINTS. <i>J.M. Reinoso, A. Loureiro, R. Gutiérrez y M. López</i>	689
VIBRATION TESTING BASED ON EVOLUTIONARY OPTIMIZATION TO IDENTIFY STRUCTURAL DAMAGES. <i>J. Peña-Lasso, R. Sancibrián, I. Lombillo, J. Setién, J.A. Polanco y Ó.R. Ramos</i>	699

## **Modelos numéricos para predecir la adherencia residual entre acero y hormigón reforzado con fibras a alta temperatura**

Varona, Francisco de Borja<sup>1</sup>; Villacampa, Yolanda<sup>2</sup>; Navarro-González, Francisco J.<sup>3</sup>; Bru, David<sup>4</sup>; Baeza, F. Javier<sup>5</sup>

### **ABSTRACT**

El mecanismo de adherencia entre el acero corrugado y el hormigón es fundamental a la hora de abordar el estudio de la capacidad estructural del hormigón armado. Aunque este mecanismo puede verse comprometido en situación de incendio, es probablemente uno de los fenómenos menos estudiados en el campo de la tecnología del hormigón y no está contemplado en las normativas de diseño. En este trabajo se presenta una revisión exhaustiva de los datos experimentales disponibles, centrándose especialmente en el hormigón reforzado con fibras. Los datos permiten caracterizar la evolución de la adherencia en función de tres variables: la temperatura máxima de exposición, el tipo de fibra y su fracción volumétrica. Se parte inicialmente de un análisis lineal de regresión múltiple, tras el cual se ejecutan una serie de modelos numéricos no-lineales. Dichos modelos se han construido empleando un enfoque basado en el método de los elementos finitos combinado con la formulación del método de Galerkin. Los modelos numéricos se han desarrollado para diferentes grados de complejidad de malla. Las medidas de error resultantes al aplicar las técnicas anteriores son a continuación comparadas con el objeto de proponer un modelo de predicción adecuado. Finalmente, el modelo seleccionado se validará para diferentes valores de entrada de las variables independientes. Esta última fase sirve de base a una discusión sobre cómo afectan dichas variables independientes a la evolución de la adherencia entre acero y hormigón reforzado con fibras tras su exposición a altas temperaturas.

*Keywords: adherencia acero-hormigón; alta temperatura; hormigón reforzado con fibras; modelos numéricos no lineales.*

### **1. INTRODUCCIÓN**

El hormigón armado se emplea como material estructural desde la segunda mitad del siglo XIX. Históricamente, una de las principales razones para su éxito fue su excelente comportamiento en situación de incendio, especialmente en comparación con otros materiales estructurales de aquella era, como la fundición y el acero. Aún hoy en día, el hormigón posee mejor comportamiento estructural que el acero, prueba de lo cual son algunos recientes y dramáticos incendios: la Torre Windsor en Madrid (2005) y la Torre Grenfel en Londres (2017).

<sup>1</sup> Departamento de Ingeniería Civil. Universidad de Alicante (ESPAÑA). borja.varona@ua.es (Corresponding author)

<sup>2</sup> Departamento de Matemática Aplicada. Universidad de Alicante (ESPAÑA). villacampa@ua.es

<sup>3</sup> Departamento de Matemática Aplicada. Universidad de Alicante (ESPAÑA). francisco.navarro@ua.es

<sup>4</sup> Departamento de Ingeniería Civil. Universidad de Alicante (ESPAÑA). david.bru@ua.es

<sup>5</sup> Departamento de Ingeniería Civil. Universidad de Alicante (ESPAÑA). fj.baeza@ua.es



El comportamiento del hormigón a alta temperatura ha sido exhaustivamente investigado durante todo el siglo XX. Una de las referencias más antiguas data de 1920 [1]. Los efectos de la exposición del hormigón a alta temperatura se resumen a continuación [2]: (i) secado del agua libre capilar entre 20 y 100 °C, con una ligera pérdida de la resistencia a compresión; (ii) hasta los 300 °C puede darse el caso de un leve incremento de la resistencia a compresión en el caso de hormigones secos y de corta edad; (iii) en el rango de 150-180 °C se comienza a producir la deshidratación del gel CSH (Calcium-Silicate-Hydrate), mientras que la deshidratación de la portlandita tiene lugar entre los 400 y 600 °C; (iv) por todo ello, en el intervalo de 300-650 °C tiene lugar una notable pérdida de propiedades mecánicas; (v) en el caso de áridos cuarcíticos tiene lugar una transformación cristalina de  $\alpha$ -cuarzo a  $\beta$ -cuarzo en torno a los 570 °C, que conlleva una notable expansión volumétrica responsable del peor comportamiento de este tipo de áridos frente a otros tipos; (vi) la calcinación de la caliza en los hormigones con este tipo de áridos tiene lugar entre los 600 y 900 °C; (vii) hacia los 700 °C la deshidratación del gel CSH es casi completa; (viii) la velocidad de deterioro de las propiedades mecánicas es más lenta por encima de los 650 °C; (ix) en torno a los 1200 °C se produce la desintegración de algunos tipos de áridos y la desintegración completa de la pasta de cemento se produce en torno a los 1350 °C.

El fenómeno de desconchamiento del hormigón a altas temperaturas es uno de los fenómenos que más preocupación suscita. Este fenómeno consiste en una progresiva separación de las capas más externas de un elemento de hormigón durante su calentamiento. El proceso puede darse de forma lenta y progresiva pero también puede suceder violenta y repentinamente. En este último caso el fenómeno se conoce como desconchamiento explosivo (*explosive spalling*) y es habitual en el caso de microestructuras densas y compactas como, por ejemplo, en los hormigones de alta resistencia y en los hormigones autocompactantes [3]–[6]. También puede darse en el caso de incendios virulentos, con velocidades de calentamiento elevadas [2]. En este sentido, cabe mencionarse notables catástrofes como la del incendio del Eurotúnel del Canal de la Mancha en 1996, el incendio del túnel Tauern (Austria) en 1999 y el incendio del túnel del Mont Blanc (Francia) en 1999. En estos ejemplos, la exposición a altas temperaturas en unas condiciones confinadas y con cargas de combustibles extremas, provocaron una rápida subida de la temperatura que causó daños muy severos al hormigón con desconchamiento explosivo que, a su vez, expuso al calor capas internas de la estructura, comprometiendo su capacidad portante. El desconchamiento también se asocia a las incompatibilidades de deformaciones producidas por los gradientes térmicos distintos de los diferentes componentes de una estructura de hormigón armado: la pasta cementicia, los áridos, las armaduras pasivas y las armaduras activas [7], [8], cada uno de los cuales exhibe una evolución diferente de sus coeficientes de dilatación térmica. Otra causa desencadenante del desconchamiento es el incremento de la presión interna en los poros asociada a l vapor de agua proveniente de la deshidratación del gel CSH y de la portlandita. Y, por último, otro causante del desconchamiento que se sugiere en [9] es la calcinación de  $\text{CaCO}_3$  en el rango de 600 a 900 °C cuando se emplean áridos calizos; esta reacción química genera  $\text{CO}_2$ , cuya expulsión también contribuye al incremento de la presión interna de poro.

En las últimas dos décadas, la investigación se ha centrado en la caracterización del comportamiento de los hormigones reforzados con fibras expuestos a altas temperaturas. Las fibras de polipropileno, que se derriten en el entorno de los 170 °C, son eficaces para el control del desconchamiento del hormigón. Su fusión deja en su lugar una red capilar adicional a la del propio hormigón, la cual sirve

de válvula de escape para reducir la presión interna de poro cuando comience a producirse la deshidratación de los componentes del hormigón a temperaturas superiores [10], [11]. De esta forma, el objetivo principal de las fibras de polipropileno no es tanto el refuerzo estructural como la mejora de la resistencia frente al fuego. Por otro lado, también es posible emplear fibras de acero con el objeto de controlar la pérdida de propiedades residuales tras la exposición a altas temperaturas [12], [13]. Sin embargo, algunos autores [11] avisan de que el aparente beneficio de la incorporación de fibras de acero puede no ser tan obvio, puesto que también contribuyen a acelerar el calentamiento del hormigón (dado que el acero posee una notable conductividad térmica frente al hormigón) y también pueden contribuir a una propagación interna de micro-fisuras debido a la incompatibilidad de deformaciones térmicas entre las fibras y la matriz. El uso de fibras híbridas de acero y polipropileno se ha investigado en comunicaciones relativamente recientes [10], [11], [14]–[17] y las evidencias experimentales sugieren un efecto sinérgico entre ambos tipos de fibra, que contribuye a mejorar las propiedades del hormigón a alta temperatura.

El diseño de estructuras de hormigón está regulado en normativas tales como el Código Modelo 2010 [18] y el Eurcódigo 2 [19]. En estos reglamentos se proponen dos enfoques simplificados hasta métodos más avanzados basados en tablas o curvas que muestran la evolución de la resistencia a compresión del hormigón y otras propiedades térmicas y mecánicas a altas temperaturas. Asimismo, también se recogen las bases para métodos numéricos más avanzados. Sin embargo, estos reglamentos no recogen prescripciones relativas al comportamiento adherente. La capacidad estructural de un elemento de hormigón armado o pretensado depende en gran medida de la calidad de la adherencia entre las armaduras y el hormigón. Este mecanismo puede verse comprometido en situación de incendio debido a que pueden desarrollarse importantes gradientes térmicos en el seno del elemento estructural, fruto de la diferencia entre la conductividad térmica del acero y del hormigón. La adherencia a altas temperaturas es probablemente uno de los fenómenos menos investigados en el contexto de la tecnología del hormigón. La evolución de la adherencia entre armaduras de acero y hormigones reforzados con fibras ha sido estudiada y comentada en [20]–[23]. El objetivo de esta comunicación es analizar las evidencias experimentales que se comunican en esas cuatro referencias bibliográficas, con el fin de construir un modelo de predicción de la adherencia en hormigón fibro-reforzado tras la exposición a alta temperatura, como función de varias variables. El modelo de predicción será construido empleando un enfoque basado en el método de los elementos finitos combinado con la formulación del método de Galerkin.

## 2. METODOLOGÍA

Esta sección consta de dos partes. En primer lugar se describen brevemente las cuatro campañas experimentales sobre adherencia entre acero y hormigón fibro-reforzado tras exposición a temperaturas elevadas. Las variables independientes serán seleccionadas en base al análisis de estas referencias. La segunda parte de esta sección presentará el modelo numérico que constituirá la base del modelo predictivo.

## 2.1. Estudios experimentales

Los datos que servirán para estudiar la evolución de la adherencia a alta temperatura provienen de las siguientes campañas de ensayos experimentales:

- Haddad et al. (2008) [20]. En esta campaña se ensayaron probetas de hormigones de alta resistencia, con geometría prismática (10×10×40 cm), las cuales incluían armado interno longitudinal y transversal. Las dosificaciones incluyeron los siguientes tipos de fibras: fibras de polipropileno (PP), fibras de acero *hook-end* y fibras de acero recubierto de bronce (BCS) de muy pequeño diámetro (0.15 mm) y corta longitud (6 mm). Se prepararon cuatro dosificaciones: Ref-1-A, con fibras de acero; Ref-1-B con fibras híbridas de acero y PP; Ref-1-C con fibras híbridas de acero y BCS; y Ref-1-D con fibras BCS. Las temperaturas ensayadas fueron 350, 500, 600 y 700 °C, las cuales fueron mantenidas durante 2 horas para conseguir una estabilización térmica homogénea de las probetas.
- Varona et al. (2015) [21]. En esta campaña se ensayaron probetas de hormigones de resistencia convencional y de alta resistencia. La geometría de las probetas para ensayo de arrancamiento (*pull-out test*) fue cilíndrica, con el fin de facilitar un calentamiento homogéneo de las mismas. Sus dimensiones se ajustaron a las del ensayo según RILEM según se describe en [24]. Las probetas con barra corrugada de 10 mm de diámetro tenían un diámetro de 10 mm y se emplearon para hormigones convencionales, mientras que en el caso de los de alta resistencia se emplearon probetas de 120 mm de diámetro con barra corrugada de 12 mm. En todos los casos, la altura de los cilindros era igual al diámetro. Los ensayos incluyeron hormigones con fibras de acero *hook-end* y fibras PP (con diámetro de 0.035 mm y longitud de 12 mm). Se prepararon tres dosificaciones: Ref-2-A era un hormigón de resistencia convencional con fibras de acero; Ref-2-B era un hormigón de alta resistencia con fibras de polipropileno; y Ref-2-C era un hormigón de alta resistencia con fibras híbridas de acero y PP. Las temperaturas objetivo de 450, 650 y 825 °C se mantenían durante 75 minutos en la fase de calentamiento para favorecer la estabilización térmica de las probetas.
- Lublój y Hlavička (2017) [22]. En este caso se ensayaron probetas de hormigón de alta resistencia. El diámetro y altura de las mismas era 120 mm y 100 mm, respectivamente. Se prepararon dos hormigones fibro-reforzados: Ref-3-A con fibras de acero; y Ref-3-B con fibras de polipropileno (con diámetro de 0.032 mm y longitud de 18 mm). Las temperaturas objetivo fueron 50, 150, 300, 500, 600 y 800 °C y se mantuvieron durante 2 h en la fase de estabilización.
- Varona et al. (2018) [23]. Esta campaña es similar a la llevada a cabo en [21], pero únicamente se contempló el caso de barras corrugadas de 12 mm de diámetro nominal (embebidas en probetas cilíndricas de 120 mm de diámetro y 120 mm de altura). Además de fibras de polipropileno, se ensayaron dos tipos de fibras de acero *hook-end*: uno con diámetro de 0.75 mm y relación de aspecto 47 (tipo S1) y otro con diámetro de 0.35 mm y relación de aspecto de 86 (tipo S2). Se prepararon tres dosificaciones de hormigones reforzados con fibras de resistencia normal: Ref-4-A, con fibras PP; Ref-4-B con fibras híbridas de PP y S1; y Ref-4-C con fibras híbridas de PP y S2. Adicionalmente, se prepararon otras tres dosificaciones de hormigones de alta resistencia reforzados con fibras: Ref-4-D con fibras PP;

Ref-4-E con fibras híbridas de PP y S1; y Ref-4-F con fibras híbridas de PP y S2. La exposición a alta temperatura contempló las siguientes máximas de 450, 650 y 825 °C, que fueron mantenidas durante 75 minutos en la fase de estabilización.

Más información sobre las campañas referenciadas se incluye en las Tablas 1 y 2. Además de la temperatura máxima de exposición, en estas tablas se identifican 8 posibles variables independientes.

**Tabla 1.** Campañas experimentales. Variables independientes 1 a 4

Reference	Variable 1 Strength $f_{c,20\text{ °C}}$ (MPa)	Variable 2 Type of fibre	Variable 3 Volume fraction	Variable 4 Bar diameter (mm)
Ref-1-A	89.8	S	2%	20
Ref-1-B	85.5	S+PP	2%	20
Ref-1-C	93.7	S+BCS	2%	20
Ref-1-D	103.6	BCS	2%	20
Ref-2-A	31.0	S	0.25%	10
Ref-2-B	84.9	PP	0.33%	12
Ref-2-C	89.5	S+PP	0.58%	12
Ref-3-A	63.6	PP	0.11%	12
Ref-3-B	75.1	S	0.45%	12
Ref-4-A	29.0	PP	0.16%	12
Ref-4-B	19.1	S+PP	0.41%	12
Ref-4-C	24.6	S+PP	0.41%	12
Ref-4-D	89.0	PP	0.27%	12
Ref-4-E	97.6	S+PP	0.52%	12
Ref-4-F	83.4	S+PP	0.52%	12

**Tabla 2.** Campañas experimentales. Variables independientes 5 a 8

Reference	Variable 5 Bond length to diameter (ratio)	Variable 6 Concrete cover to diameter (ratio)	Variable 7 Age at test (days)	Variable 8 Time at max. temperature
Ref-1-A to D	7.5	2	35	2 hours
Ref-2-A	5	4.5	60	75 min.
Ref-2-B & C	4.17	4.71	60	75 min.
Ref-3-A & B	3.33	4.5	28	2 hours
Ref-4-A to F	4.17	4.71	60	75 min.

En todos los casos la adherencia se midió tras el enfriamiento de las probetas desde la máxima temperatura de exposición hasta la temperatura ambiente (en torno a 20 °C). El enfriamiento fue en condiciones naturales (no forzadas por inmersión o rociado con agua). La tensión adherente acero-hormigón  $\tau_b$  se obtuvo mediante la Eq. (1):

$$\tau_b = \frac{P}{\pi D l_b} \quad (1)$$

donde  $P$  es la máxima fuerza de arrancamiento,  $D$  es el diámetro nominal de la barra corrugada y  $l_b$  es la longitud de adherencia efectiva.

## 2.2. Modelos numéricos de ajuste

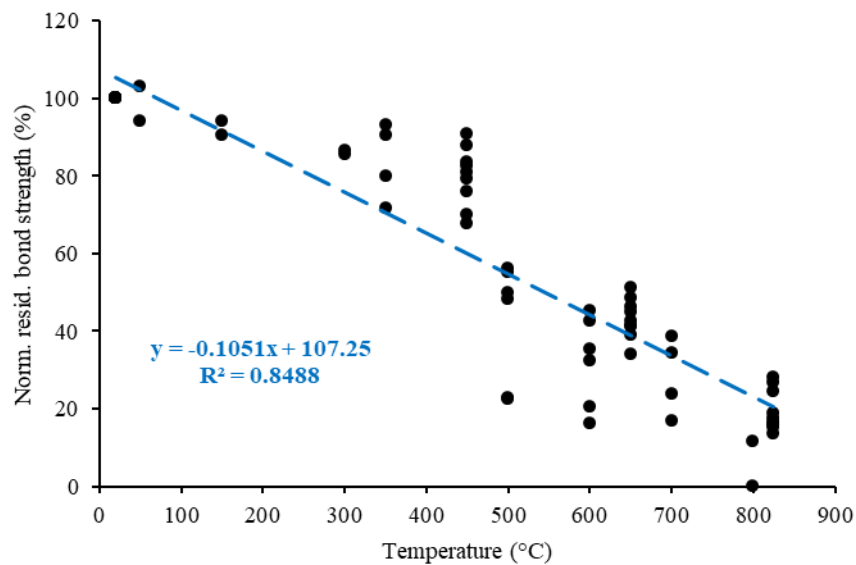
La metodología del análisis numérico presentado en este trabajo se basa en la formulación de Galerkin del método de los elementos finitos [25], [26] y permite obtener modelos predictivos para la relación entre aquellas variables que se hayan definido a priori. Como suele ser habitual en el empleo del método de los elementos finitos, se comienza generando un modelo geométrico de nudos y elementos, de forma que éste queda definido por los valores de las variables en los nudos de los elementos [27]. De esta forma, para cada elemento finito definido en un hiper-cubo, se genera un modelo numérico. La formulación de Galerkin para el método de elementos finitos mejora la eficiencia computacional de los algoritmos frente a otras metodologías basadas en modelizaciones geométricas, tal y como se justifica en [28], [29]. La malla de elementos está caracterizada por un índice de complejidad, que puede definirse como el número de elementos definidos a lo largo de cada arista del hiper-cubo de trabajo. El número total de nudos es pues una función del índice de complejidad. El empleo de la formulación de Galerkin y la consiguiente mejora en coste de computación permite estudiar las interrelaciones entre un mayor número de variables, sin que el incremento del grado de complejidad tenga un impacto relevante en el tiempo de ejecución del software.

La adherencia tras exposición a alta temperatura será la variable dependiente del estudio. En lo que respecta a las variables independientes, la fundamental es la temperatura objetivo o máxima de exposición. Las campañas experimentales descritas en anterior apartado son consistentes entre sí y permiten identificar 8 variables independientes adicionales que se han presentado en las Tablas 1 y 2. Sin embargo, el número de variables independientes a ser consideradas en un ajuste con modelos numéricos depende fuertemente del número de datos disponibles. Este número es calculado a continuación.

- Cada una de las cuatro referencias Ref-1-A hasta Ref-1-D aporta valores de adherencia a las siguientes temperaturas: 20, 350, 500, 600 y 700 °C (5 objetivos). Por lo tanto, el número de puntos disponibles es  $4 \times 5 = 20$ .
- Cada una de las tres referencias Ref-2-A hasta Ref-1-C aporta valores de adherencia a las siguientes temperaturas: 20, 450, 650 y 825 °C (4 objetivos). Por lo tanto, el número de puntos disponibles es  $3 \times 4 = 12$ .
- Cada una de las dos referencias Ref-3-A y Ref-1-B aporta valores de adherencia a las siguientes temperaturas: 20, 50, 150, 300, 500, 600 y 800 °C (7 objetivos). Por lo tanto, el número de puntos disponibles es  $2 \times 7 = 14$ .
- Finalmente, cada una de las seis referencias Ref-4-A hasta Ref-4-F aporta valores de adherencia a las siguientes temperaturas: 20, 450, 650 y 825 °C (4 objetivos). Por lo tanto, el número de puntos disponibles es  $6 \times 4 = 24$ .

Esto da un total de  $20+12+14+24 = 70$  puntos experimentales disponibles. Eso quiere decir que el número de variables independientes a considerar no debería ser mayor que 3, puesto que suele recomendarse no emplear menos de entre 15 y 25 datos por variable. Ya que la temperatura objetivo es la principal variable independiente, queda por escoger otras dos posibles variables. Los puntos de datos se muestran en la Fig. 1 como función de la temperatura de exposición máxima. Dado que este estudio se centra en hormigones fibro-reforzados, el contenido de fibras a través de su fracción volumétrica es una opción evidente. La tercera variable independiente a considerar sería el tipo de fibras, puesto que ésta variable tiene un impacto concreto en el comportamiento y resistencia del hormigón expuesto a altas temperaturas (la forma en que afectan las fibras de polipropileno es radicalmente distinta a la asociada a las fibras metálicas). Así pues, se seleccionan las siguientes variables independientes:

- Variable 1: tipo de fibra. Se trata de una variable categórica con tres valores discretos: 1 (fibras de acero); 2 (fibras de polipropileno); y 3 (fibras híbridas).
- Variable 2: fracción volumétrica del contenido de fibras. Es una variable numérica, expresada como porcentaje.
- Variable 3: temperatura máxima de exposición. Es también un valor numérico, expresado en °C.



**Figura 1.** Datos experimentales disponibles (70 puntos) y recta de regresión lineal como función exclusiva de la temperatura.

### 3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Este apartado está dividido en dos secciones. En la primera parte se aplican los análisis de regresión que se han descrito en la metodología al problema de adherencia a altas temperaturas, basado en los datos experimentales disponibles. También se muestran las medidas de error obtenidas con cada técnica con el fin de seleccionar el modelo más apropiado. En la segunda sección se presentan las

curvas de diseño que se proponen para caracterizar la evolución de la adherencia con la temperatura, las cuales están basadas en el modelo seleccionado en la sección anterior.

### 3.1. Análisis de regresión y medidas del error

La primera técnica de regresión que se ha considerado es el análisis lineal de una sola variable independiente (la temperatura de exposición). Los 70 puntos experimentales disponibles se muestran en la Fig. 1. El eje vertical es la resistencia de adherencia residual normalizada, es decir, el porcentaje entre la adherencia tras el calentamiento, comparada con la adherencia original a temperatura ambiente. A continuación se ejecutó una regresión lineal multi-variable, adoptando las tres variables independientes: temperatura, tipo de fibra y fracción volumétrica. El resultado se muestra en la Eq. (2):

$$\frac{\tau_{b,T}}{\tau_{b,20^{\circ}\text{C}}} = \frac{1}{100} (99.59 - 0.1061T + 3.877FT - 0.5588VF) \quad (2)$$

donde  $\tau_{b,T}$  es la resistencia residual a adherencia tras exposición a la temperatura  $T$ ;  $\tau_{b,20^{\circ}\text{C}}$  es el valor de resistencia a adherencia a temperatura ambiente;  $T$  es la temperatura máxima de exposición en  $^{\circ}\text{C}$ ;  $FT$  es el tipo de fibra (1 en el caso de fibras de acero, 2 en el caso de fibras PP y 3 en el caso de fibras híbridas); y  $VF$  es la fracción volumétrica del contenido de fibras expresado como porcentaje. El coeficiente  $R^2$  obtenido en este ajuste fue 0.857, ligeramente superior al obtenido con la regresión lineal de una sola variable (ver Fig. 1). Finalmente, se aplicó el ajuste mediante modelos numéricos basado en la formulación de Galerkin del problema del método de elementos finitos. En este caso particular, el espacio de soluciones es un hiper-cubo de cuatro dimensiones, dado que hay 4 variables –las tres independientes más la dependiente. El índice de complejidad de los modelos que se ejecutaron se ajustó a los siguientes valores: 40, 50, 60, 70 y 80. La resolución del mallado del hiper-cubo se controla precisamente mediante este índice de complejidad  $C$ , de forma que la resolución estuvo en el rango de  $40^3 = 64,000$  nudos hasta  $80^3 = 512,000$  nudos. Además del valor del coeficiente  $R^2$ , se han contemplado los siguientes parámetros de medida de error, calculados mediante las Eq. (3) hasta Eq. (7):

$$MAE = \frac{\sum_{i=1}^N |R_i - P_i|}{N} \quad (3)$$

$$MAPE = \frac{\sum_{i=1}^N \frac{|R_i - P_i|}{R_i}}{N} \quad (4)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (R_i - P_i)^2}{N}} \quad (5)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (R_i - P)^2}{N - V}} \quad (6)$$

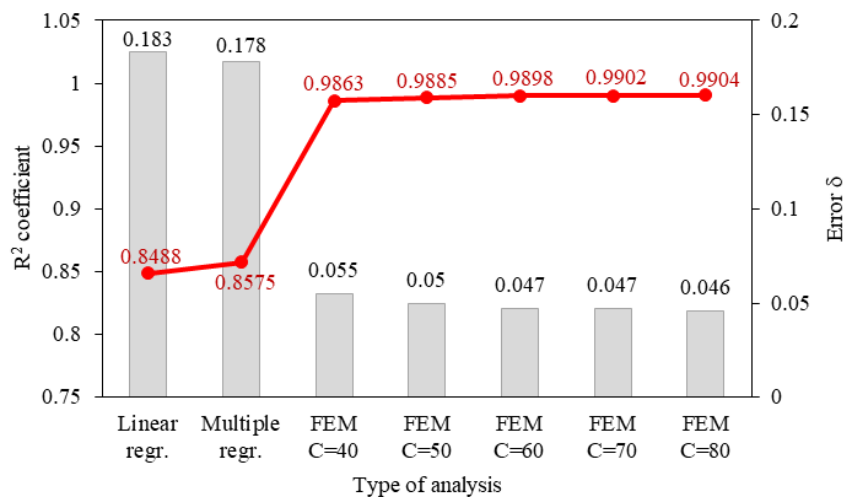
$$\delta = \frac{\varepsilon}{\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N R_i^2}} \tag{7}$$

donde:  $R_i$  son los valores reales experimentales de la variable dependiente;  $P_i$  son los valores predichos por el modelo correspondiente para la variable dependiente;  $N$  es el número de datos disponibles (en este caso,  $N = 70$ );  $V$  es el número de variables independientes;  $MAE$  es el error medio absoluto (*mean absolute error*);  $MAPE$  es el error medio absoluto porcentual (*mean absolute percentage error*);  $RMSE$  es el *root mean square error*;  $\varepsilon$  es una medida de error similar al  $RMSE$  pero que penaliza en función del número de variables independientes que se hayan considerado; y  $\delta$  es una versión normalizada del error  $\varepsilon$ .

La Tabla 3 ilustra cómo se comporta cada una de las técnicas de regresión aplicadas, en base a los valores de  $R^2$  y los estimadores de error presentados. El error  $MAPE$  no se contempló finalmente porque hubo datos experimentales que tomaban valor nulo o muy próximo a cero. El comportamiento comparado entre las técnicas de regresión se representa gráficamente en la Fig. 2.

**Tabla 3.** Valores del  $R^2$  y diferentes estimadores de error en los análisis de regresión aplicados.

Type of analysis		$R^2$	$MAE$	$RMSE$	$\varepsilon$	$\delta$
Linear regression		0.8488	9.35	12.6	12.9	0.183
Linear multiple regression		0.8575	9.00	12.2	12.5	0.178
Finite element method	C = 40	0.9863	2.91	3.79	3.87	0.055
	C = 50	0.9885	2.61	3.47	3.54	0.050
	C = 60	0.9898	2.40	3.26	3.34	0.047
	C = 70	0.9902	2.31	3.21	3.28	0.047
	C = 80	0.9904	2.27	3.17	3.24	0.046



**Figura 2.** Coeficiente  $R^2$  y parámetros de estimación del error de regresión.



### 3.2. Aplicación del modelo numérico

La validación o aplicación del modelo numérico se ejecutó para los siguientes valores de las variables independientes:

- Variable 1, que codifica el tipo de fibra. Se consideran sus tres valores discretos:  $v_1 = 1$  (fibras de acero),  $v_1 = 2$  (fibras de polipropileno);  $v_1 = 3$  (fibras híbridas).
- Variable 2, que corresponde a la fracción volumétrica como porcentaje. Se contemplan los siguientes valores:  $v_2 = 0.25\%$ ,  $v_2 = 0.5\%$ ,  $v_2 = 1\%$ ,  $v_2 = 1.5\%$  and  $v_2 = 2\%$ .
- Variable 3, que corresponde a la temperatura máxima de exposición. Además de la temperatura ambiente (20 °C), se fijan temperaturas entre 100 y 800 °C a intervalos de 50 °C.

La aplicación del modelo numérico de complejidad  $C = 60$  se ilustra en la Fig. 3 para hormigones reforzados con fibras de acero, en la Fig. 4 para hormigones reforzados con fibras PP y en la Fig. 5 para hormigones reforzados con fibras híbridas.

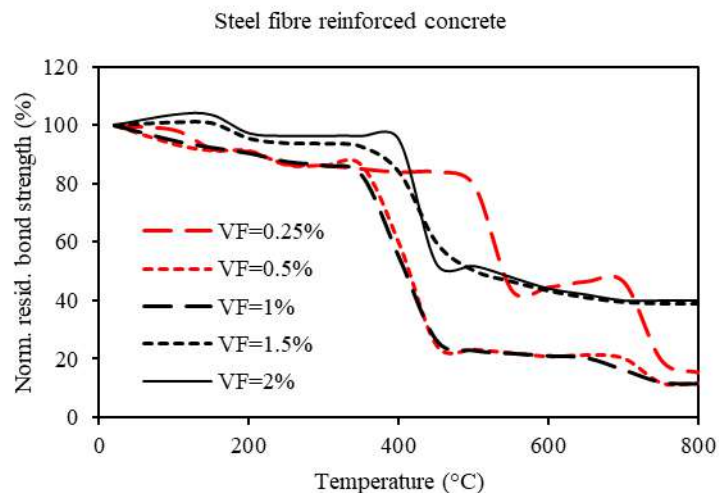
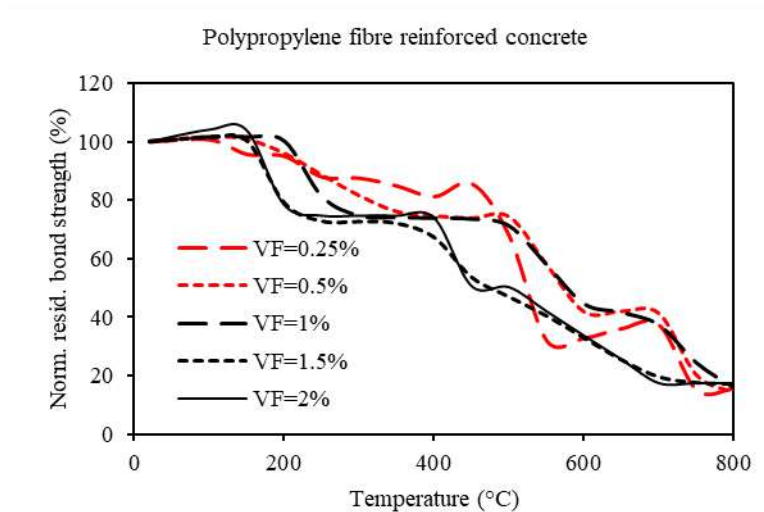
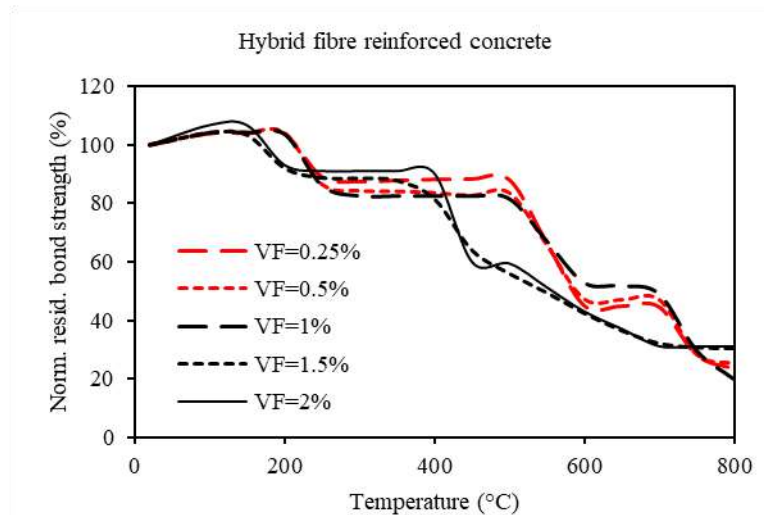


Figura 3. Aplicación del modelo numérico a hormigones reforzados con fibras de acero.

Independientemente del contenido de fibras, en la Fig. 3 se puede apreciar que los hormigones reforzados con fibras de acero son capaces de mantener su resistencia adherente original hasta temperaturas en el entorno de los 400 °C. Por encima de 500 °C, el contenido de fibra influye en la resistencia adherente. Fracciones de 1.5% y 2% permitirían controlar una adherencia residual en el entorno del 40% hasta los 800 °C, mientras que dosificaciones con menor contenido de fibras la pierden hasta por debajo del 20%. En el rango de 500 a 700 °C se aprecia un resultado inesperado y extraño, como es el de que los hormigones con la fracción de fibras más pequeña parecería que se comportan igual que los de los contenidos más elevados (del 1.5% y 2%). Este resultado no es fácil de explicar y podría ser una consecuencia de un mal-condicionamiento de los datos experimentales de partida.



**Figura 4.** Aplicación del modelo numérico a hormigones reforzados con fibras de polipropileno.



**Figura 5.** Aplicación del modelo numérico a hormigones reforzados con fibras híbridas.

La evolución de la adherencia con la temperatura en el caso de los hormigones con otros tipos de fibra es menos abrupta que en el caso de los de fibra de acero (ver Fig. 4 y Fig. 5). Tanto con fibras PP como con fibras híbridas y en el rango de 400 a 700 °C, contenidos de fibras moderados en el entorno del 1% parecen ofrecer mejores resultados en la adherencia residual que contenidos superiores de hasta el 2%. En el caso de las fibras de polipropileno, este resultado parece lógico, puesto que su fusión a 170 °C produce una red capilar en la matriz cementicia. Aunque el efecto de esta red es beneficioso desde el punto de vista del control del desconchamiento, un exceso de fibra puede debilitar en exceso la microestructura del hormigón tras su desaparición. Este fenómeno puede ser entonces también aplicable al caso de las fibras híbridas, puesto que, con contenidos totales superiores al 1%, podría comprometer la sinergia entre las de acero y las de polipropileno. Tras la exposición a temperaturas de hasta 800 °C, el modelo numérico pronostica que los

hormigones con fibras de acero son los que mejor adherencia residual ofrecen (en torno al citado 40%), seguidos por los hormigones con fibras híbridas (en torno al 30%).

#### **4. CONCLUSIONES**

Los resultados experimentales aportados en cuatro campañas de investigación han sido empleados para construir modelos de predicción del comportamiento adherente entre acero y hormigón tras la exposición a temperaturas elevadas. Los datos disponibles han sido organizados en una base de datos y su número ha permitido aplicar técnicas numéricas de simulación basadas en la formulación de Galerkin del método de los elementos finitos. Se han podido ensayar distintos índices de complejidad de los modelos y uno de ellos ha sido seleccionado para su aplicación, basado en la evolución de las medidas de estimación de error.

La aplicación numérica ha permitido extraer algunas conclusiones sobre el efecto que tiene el tipo de fibra y su contenido en la evolución de la adherencia residual armadura-hormigón. En el caso de las fibras de acero, el contenido de fibras parece tener un efecto beneficioso hasta el entorno de los 800 °C. Sin embargo, en el caso de los hormigones reforzados con fibras de polipropileno, la adherencia podría estar comprometida por encima de contenidos de fibra del 1%, lo que parece ser atribuible a la fusión del polipropileno a 170 °C. En el rango de temperaturas entre 400 y 600 °C, los hormigones reforzados con fibras híbridas parecen ser los que muestran el mejor comportamiento en términos de la adherencia residual acero-hormigón. En este mismo caso, contenidos totales de fibras híbridas por encima del 1% no parecen mejorar los resultados.

Algunos resultados inesperados requieren de futuros análisis, lo que está condicionado necesariamente, con la disponibilidad de nuevas campañas experimentales. Sin embargo, a medida que nuevos datos sean aportados al estado del arte, la metodología que se presenta en este trabajo es adecuada para la construcción de modelos fiables y de predicción de un fenómeno tan complejo.

#### **AGRADECIMIENTOS**

Los autores del presente trabajo desean expresar su agradecimiento a la Generalitat Valenciana, cuya financiación ha hecho posible el desarrollo de las investigaciones en el contexto de la ayuda GV/2018/015.

#### **REFERENCIAS**

- [1] F. C. Lea, "The effect of temperature on some of the properties of materials," *Eng.*, vol. 110, no. 3, pp. 293–298, 1920.
- [2] Z. P. Bazant and M. F. Kaplan, *Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models*. Harlow, Essex: Longman Group, Ltd., 1996.
- [3] C. Castillo and A. J. Durrani, "Effect of transient high temperature on high strength concrete," *ACI Mater. J.*, vol. 87, no. 1, pp. 47–53, 1987.
- [4] V. Kodur, "Fire performance of high-strength concrete structural members," *Constr. Technol.*

*Updat.*, p. 4, 1999.

- [5] K. K. Sideris, "Mechanical characteristics of self-consolidating concretes exposed to elevated temperatures," *J. Mater. Civ. Eng.*, vol. 19, no. 8, pp. 648–654, Aug. 2007.
- [6] N. Anagnostopoulos, K. K. Sideris, and A. Georgiadis, "Mechanical characteristics of self-compacting concretes with different filler materials, exposed to elevated temperatures," *Mater. Struct.*, vol. 42, no. 10, pp. 1393–1405, Dec. 2009.
- [7] D. Foti, "Prestressed slab beams subjected to high temperatures," *Compos. Part B Eng.*, vol. 58, pp. 242–250, 2014.
- [8] C. G. Bailey and E. Ellobody, "Whole-building behaviour of bonded post-tensioned concrete floor plates exposed to fire," *Eng. Struct.*, vol. 31, no. 8, pp. 1800–1810, Aug. 2009.
- [9] A. E. Ahmed, A. H. Al-Shaikh, and T. I. Arafat, "Residual compressive and bond strengths of limestone aggregate concrete subjected to elevated temperatures," *Mag. Concr. Res.*, vol. 44, no. 159, pp. 117–125, 1992.
- [10] G. F. Peng, S. H. Bian, Z. Q. Guo, J. Zhao, X. L. Peng, and Y. C. Jiang, "Effect of thermal shock due to rapid cooling on residual mechanical properties of fiber concrete exposed to high temperatures," *Constr. Build. Mater.*, vol. 22, no. 5, pp. 948–955, 2008.
- [11] Y. Ding, C. Azevedo, J. B. Aguiar, and S. Jalali, "Study on residual behaviour and flexural toughness of fibre cocktail reinforced self compacting high performance concrete after exposure to high temperature," *Constr. Build. Mater.*, vol. 26, no. 1, pp. 21–31, 2012.
- [12] F. P. Cheng, V. K. R. Kodur, and T. C. Wang, "Stress-strain curves for high strength concrete at elevated temperatures," *J. Mater. Civ. Eng.*, vol. 16, no. 1, pp. 84–90, 2004.
- [13] A. Lau and M. Anson, "Effect of high temperatures on high performance steel fibre reinforced concrete," *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 9, pp. 1698–1707, 2006.
- [14] C. S. Poon, Z. H. Shui, and L. Lam, "Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures," *Cem. Concr. Res.*, vol. 34, no. 12, pp. 2215–2222, 2004.
- [15] F. B. Varona, F. J. Baeza, D. Bru, and S. Ivorra, "Influence of high temperature on the mechanical properties of hybrid fibre reinforced normal and high strength concrete," *Constr. Build. Mater.*, vol. 159, pp. 73–82, 2018.
- [16] M. G. Alberti, A. Enfedaque, J. C. Gálvez, M. F. Cánovas, and I. R. Osorio, "Polyolefin fiber-reinforced concrete enhanced with steel-hooked fibers in low proportions," *Mater. Des.*, vol. 60, pp. 57–65, Aug. 2014.
- [17] N. Ganesan, P. V. Indira, and M. V. Sabeena, "Behaviour of hybrid fibre reinforced concrete beam–column joints under reverse cyclic loads," *Mater. Des.*, vol. 54, pp. 686–693, Feb. 2014.
- [18] International Federation for Structural Concrete (fib), *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Berlin: Ernst & Sohn, 2013.
- [19] European Committee for Standardisation, *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*. Madrid: AENOR, 2011.
- [20] R. H. Haddad, R. J. Al-Saleh, and N. M. Al-Akhras, "Effect of elevated temperature on bond between steel reinforcement and fiber reinforced concrete," *Fire Saf. J.*, vol. 43, no. 5, pp. 334–343, 2008.
- [21] F. B. Varona, F. J. Baeza, S. Ivorra, and D. Bru, "Experimental analysis of the loss of bond between rebars and concrete exposed to high temperatures," *Dyna*, vol. 90, no. 1, pp. 78–86, 2015.

- [22] E. Lublóy and V. Hlavička, “Bond after fire,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 132, pp. 210–218, Feb. 2017.
- [23] F. B. Varona, F. J. Baeza, D. Bru, and S. Ivorra, “Evolution of the bond strength between reinforcing steel and fibre reinforced concrete after high temperature exposure,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 176, pp. 359–370, Jul. 2018.
- [24] A. Windisch, “A modified pull-out test and new evaluation methods for a more real local bond-slip relationship,” *Mater. Struct.*, vol. 18, no. 105, pp. 181–184, 1985.
- [25] M. Hatami, *Weighted Residual Methods*, 1st ed. Academic Press, 2017.
- [26] O. Zienkiewicz, R. Taylor, and J. Z. Zhu, *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*, 7th ed. Butterworth-Heinemann, 2013.
- [27] Y. Villacampa, F. J. Navarro-González, and J. Llorens, “A geometric model for the generation of models defined in Complex Systems,” in *Ecosystems and Sustainable Development VII*, 2009, pp. 71–82.
- [28] F. J. Navarro-González and Y. Villacampa, “A new methodology for complex systems using n-dimensional finite elements,” *Adv. Eng. Softw.*, vol. 48, pp. 52–57, Jun. 2012.
- [29] F. J. Navarro-González and Y. Villacampa, “A finite element numerical algorithm for modelling and data fitting in complex systems,” *Int. J. Comput. Methods Exp. Meas.*, vol. 4, no. 2, pp. 100–113, Jun. 2016.